



## Caractérisation et modélisation du comportement mécanique de matériaux composites SiC/SiC

Fabien Bernachy-Barbe, Lionel Gélébart, Jérôme Crépin, Michel Bornert

### ► To cite this version:

Fabien Bernachy-Barbe, Lionel Gélébart, Jérôme Crépin, Michel Bornert. Caractérisation et modélisation du comportement mécanique de matériaux composites SiC/SiC. CSMA 2013 - 11ème colloque national en calcul des structures, May 2013, Giens, France. 7 p. hal-00856216

**HAL Id: hal-00856216**

**<https://hal-mines-paristech.archives-ouvertes.fr/hal-00856216>**

Submitted on 30 Aug 2013

**HAL** is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

## Caractérisation et modélisation du comportement mécanique de matériaux composites SiC/SiC

Fabien BERNACHY-BARBE <sup>1</sup>, Lionel GÉLÉBART <sup>2</sup>, Jérôme CRÉPIN <sup>3</sup>, Michel BORNERT <sup>4</sup>

<sup>1</sup> CEA, DEN, DMN, SRMA, fabien.bernachy-barbe@cea.fr

<sup>2</sup> CEA, DEN, DMN, SRMA, lionel.gelebart@cea.fr

<sup>3</sup> Mines ParisTech, Centre des Matériaux, jerome.crepin@mines-paristech.fr

<sup>4</sup> Université Paris Est, Laboratoire Navier (ENPC/IFSTTAR/CNRS), michel.bornert@enpc.fr

**Résumé** — Les composites SiC/SiC sont envisagés comme matériaux de coeur des réacteurs nucléaires de 4<sup>e</sup> génération. Leur comportement mécanique a été étudié par le biais d'essais biaxés, ayant permis la construction et l'identification d'un modèle d'endommagement ainsi que son implantation dans un code éléments finis.

**Mots clés** — Composite SiC/SiC, Essais mécaniques, Endommagement, Modèles phénoménologiques

## 1 Introduction

Les matériaux de coeur des réacteurs nucléaires de 4<sup>e</sup> génération sont soumis à des conditions en service très différentes de celles rencontrées au sein des réacteurs actuels. En particulier, les températures de fonctionnement élevées dans le concept de réacteur rapide de type GFR (Gas-cooled Fast Reactor) requiert l'emploi de matériaux réfractaires. Le SiC répond à un certain nombre d'exigences, mais son comportement mécanique fragile lorsqu'il se présente sous forme monolithique est rédhibitoire. Cependant, sous forme de composite, il acquiert un comportement élastique endommageable potentiellement compatible avec l'application. En vue du dimensionnement, une modélisation identifiée à partir d'une caractérisation mécanique approfondie de ces composites récents (utilisant des fibres de 3<sup>e</sup> génération), encore peu étudiés, est requise. L'anisotropie de leur comportement rend notamment nécessaire la réalisation d'essais biaxés.

## 2 Essais mécaniques

Des essais proportionnels de traction-torsion (à taux de biaxialité  $\beta = \sigma_{zz}/\sigma_{\theta z}$  constant) ont été réalisés à température ambiante sur des tubes composites SiC/SiC élaborés au CEA. Le renfort fibreux des tubes considérés se présente sous la forme d'une couche interne d'enroulement filamentaire à  $\pm 45^\circ$  avec l'axe du tube, et de deux couches tressées 2D  $\pm 45^\circ$ , constituées de fibres Hi-Nicalon S<sup>TM</sup>. La préforme fibreuse est recouverte par infiltration chimique en phase vapeur (CVI) d'une interphase de pyrocarbone (de l'ordre de 100 nm) et de la matrice de SiC.

Les essais de traction-torsion sont réalisés sur une machine hydraulique asservie en force et en couple. Les tubes considérés, d'une longueur d'environ 100 mm, sont collés à des "têtes" en acier en place sur la machine en utilisant une colle structurale, afin de s'affranchir de contraintes parasites susceptibles d'être causées par un système de serrage. Les essais sont instrumentés par un capteur d'émission acoustique, un extensomètre de traction-cisaillement, et par une caméra permettant la mesure des trois composantes de déformation en surface par corrélation d'images numériques adaptée aux tubes.

L'accord entre déformations mesurées par corrélation d'images numériques (DIC) et extensométrie est bien visible sur l'essai de traction cyclée figure 1. Celui-ci présente les caractéristiques habituelles du comportement des composites SiC/SiC, en particulier le caractère unilatéral du dommage (refermeture des fissures en compression) et la présence de larges cycles d'hysteresis.

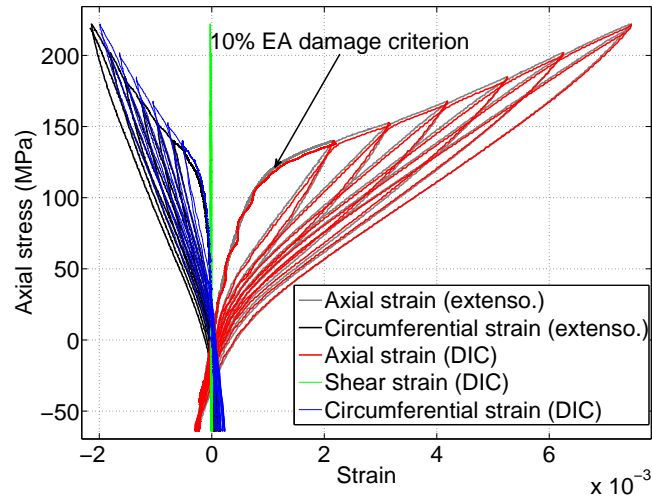


Fig. 1 – Essai de traction cyclée : les déformations mesurées par extensométrie sont comparées aux déformations obtenues par corrélation d’images numériques (DIC). Un exemple de seuil d’endommagement est indiqué, correspondant à 10% d’énergie cumulée d’émission acoustique.

### 3 Modélisation

#### 3.1 Description du modèle

L’objectif de la modélisation est de disposer d’un modèle d’endommagement simple, à même de reproduire correctement les essais de traction-torsion effectués. Le modèle considéré est macroscopique et suppose le matériau homogène dans l’épaisseur. S’inspirant du modèle ODM\_LD [1][2], on suppose l’existence de 4 orientations d’endommagement fixées dans le plan (le dommage hors-plan n’est pas modélisé) à  $-45^\circ$ ,  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  par rapport aux fils. Dans le cas du modèle ODM\_LD, l’utilisation de ces 4 variables d’endommagement permet d’avoir, pour une traction suivant ces directions, un comportement équivalent à celui d’un modèle utilisant une variable tensorielle d’ordre 2. Chacun de ces 4 systèmes de

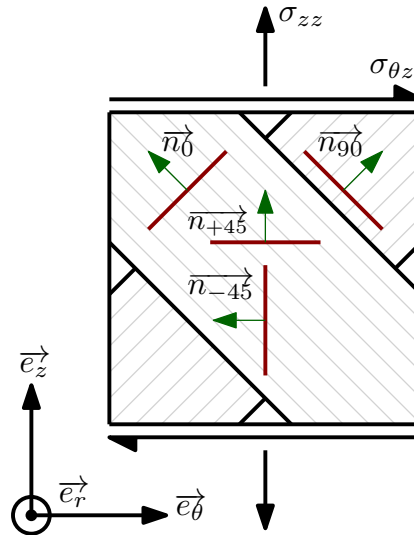


Fig. 2 – Schéma des systèmes de fissure utilisés dans la modélisation, utilisant le système de coordonnées du tube.

fissures est caractérisé par une variable d’endommagement scalaire (appelée densité de fissures), qui se développent indépendamment les unes des autres.

On considère tout d’abord que la déformation totale s’écrit comme la somme de la partie élastique et d’une partie due à l’endommagement :

$$\tilde{\epsilon} = \tilde{\epsilon}^e + \tilde{\epsilon}^d \quad (1)$$

La déformation apportée par l’ouverture des fissures du système  $i$  est donnée par le champ de déformation

obtenu par l'homogénéisation d'un solide contenant des fissures parallèles [3] sans prendre en compte l'interaction entre les fissures :

$$\tilde{\epsilon}_i^d = \rho_i (\delta_i \otimes^s \mathbf{n}_i) \quad (2)$$

Où  $\rho_i$  est la densité de fissures du système  $i$ ,  $\delta_i$  est le vecteur ouverture de fissure, et  $\mathbf{n}_i$  le vecteur normal à la fissure. Enfin, on prend en compte la refermeture des fissures par l'utilisation d'une quantité appelée index de désactivation [4] qui varie entre 0 et 1 selon que le matériau soit dans un état de traction (fissures ouvertes) ou de compression (fissures fermées). Cet index  $\eta_i$  est ici appliqué à la vitesse de déformation apportée par chaque système de fissures par :

$$\dot{\tilde{\epsilon}}^d = \sum_i \eta_i \dot{\tilde{\epsilon}}_i^d \quad (3)$$

Ce qui garantit la continuité de la relation contrainte-déformation lors de la refermeture et de la réouverture des fissures en bloquant l'évolution de la déformation due à l'endommagement lorsque l'on est en compression. Ce comportement des fissures n'est toutefois pas exactement celui donné par la micro-mécanique dans le cas d'un coefficient de frottement infini des lèvres de fissure, car celle-ci prévoit une discontinuité à la réouverture [5]. La déformation due à l'endommagement, en utilisant une intégration par parties, est alors donnée par :

$$\tilde{\epsilon}^d = \int_0^t \sum_i \eta_i \dot{\tilde{\epsilon}}_i^d d\tau = \left[ \sum_i \eta_i \tilde{\epsilon}_i^d \right]_0^t - \int_0^t \sum_i \dot{\eta}_i \tilde{\epsilon}_i^d d\tau$$

Ce qui nous donne, en partant d'un matériau vierge, la loi de comportement suivante :

$$\tilde{\epsilon} = \tilde{S}^0 : \tilde{\sigma} + \sum_i \eta_i \rho_i (\delta_i \otimes^s \mathbf{n}_i) + \tilde{\epsilon}^s \quad (4)$$

La déformation  $\tilde{\epsilon}^s$  étant appelée déformation stockée, et donnée par :

$$\tilde{\epsilon}^s = - \int_0^t \sum_i \dot{\eta}_i \tilde{\epsilon}_i^d d\tau \quad (5)$$

### 3.2 Lois d'évolution

Le vecteur contrainte sur le système de fissures  $i$  est défini comme  $\mathbf{t}_i = \tilde{\sigma} \cdot \mathbf{n}_i = t_i^N \cdot \mathbf{n} + \mathbf{t}_i^T$ . L'index de désactivation, afin de reproduire la refermeture progressive des fissures, varie continuellement en fonction de la partie normale du vecteur contrainte, avec la même forme que dans [1] :

$$\eta_i = \begin{cases} 0 & \text{si } \|t_i^N\| < -\Delta_{i^N} \\ \frac{1}{2} \left( 1 - \cos \left( \frac{\pi}{2} \frac{\|t_i^N\| - \Delta_{i^N}}{\Delta_{i^N}} \right) \right) & \text{si } \|t_i^N\| \in [-\Delta_{i^N}, \Delta_{i^N}] \\ 1 & \text{si } \|t_i^N\| > \Delta_{i^N} \end{cases} \quad (6)$$

Avec  $t_i^N$  l'effort normal au système  $i$ , et  $\Delta_{i^N}$  une constante. La loi d'ouverture moyenne des fissures est supposée linéaire avec le vecteur contrainte  $\mathbf{t}_i$ , en supposant l'absence de couplage entre ces deux modes d'ouverture, ce qui est vrai lorsque l'on considère des fissures parallèles aux axes d'orthotropie du matériau [6] :

$$\delta_i = \alpha_i^T \mathbf{t}_i^T + \alpha_i^N t_i^N \quad (7)$$

Avec  $\mathbf{t}_i^T$  l'effort tangentiel au système  $i$  et  $\alpha_i^T$ ,  $\alpha_i^N$  deux constantes à identifier. Enfin, la loi d'évolution de la densité de fissures (variable d'endommagement) est exprimée en fonction de la variable associée à cette variable interne. Soit  $\Phi$  le potentiel thermodynamique :

$$\Phi = \frac{1}{2} \tilde{\sigma} : \tilde{S}^0 : \tilde{\sigma} + \frac{1}{2} \sum_i \eta_i \rho_i \tilde{\sigma} : (\delta_i \otimes^s \mathbf{n}_i) + \tilde{\sigma} : \tilde{\epsilon}^s \quad (8)$$

Pour la loi d'ouverture choisie, la variable associée à la variable d'endommagement est égale à :

$$y_i = \frac{\partial \Phi}{\partial \rho_i} = \frac{\eta_i}{2} (\alpha_i^T \|\mathbf{t}_i^T\|^2 + \alpha_i^N \|\mathbf{t}_i^N\|^2) \quad (9)$$

Et afin de reproduire le comportement expérimental, où le dommage atteint une saturation, la loi d'évolution est prise sous une forme de type Weibull :

$$\rho_i^* = \rho^0 \left( 1 - \exp \left( \frac{\langle y_i - y^S \rangle_+}{y^U} \right)^m \right) \quad (10)$$

Avec  $y^S$ ,  $y^U$  et  $m$  des constantes.  $\langle \cdot \rangle_+$  désigne la partie positive de l'expression. L'irréversibilité du dommage est alors assuré par :

$$\rho_i = \max_{t < t_0} \rho_i^* \quad (11)$$

### 3.3 Identification sur les essais de traction-torsion

Les constantes élastiques du matériau qui nous sont accessibles ( $S_{33}$ ,  $S_{23}$ ,  $S_{44}$ ) sont déterminées par une optimisation sur l'ensemble des pentes élastiques des essais de traction-torsion réalisés. Les coefficients  $S_{24}$  et  $S_{34}$  sont supposés nuls (hypothèse d'orthotropie dans les axes du tube). Les coefficients restants du tenseur des souplesses, non accessibles avec les sollicitations et les mesures effectuées, sont issus de calculs sur microstructure.

Compte tenu des symétries du tressage, on postule que les systèmes à  $-45^\circ$  et  $+45^\circ$  sont équivalents tout comme ceux à  $0^\circ$  et  $90^\circ$ . La constante  $\rho^0$ , redondante pour l'identification, est fixée à  $1 \text{ mm}^{-1}$ . La constante  $\Delta_{tN}$  est ajustée manuellement à une valeur d'environ  $50 \text{ MPa}$ . Les dix constantes restantes sont identifiées en minimisant l'écart expérience/modèle sur les essais biaxés de traction-torsion à  $\beta = 0, 0.5, 1, 2$ , et  $\infty$ . Les valeurs identifiées sont présentées dans le tableau 1.

Paramètre du modèle	Valeur identifiée
$\alpha_0^N$	$5,34 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$
$\alpha_{45}^N$	$1,75 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$
$\alpha_0^T$	$2,13 \cdot 10^{-5} \text{ MPa}^{-1}$
$\alpha_{45}^T$	$2,81 \cdot 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$
$y_0^S$	$0,001019 \text{ J}$
$y_{45}^S$	$0,025053 \text{ J}$
$y_0^U$	$0.12 \text{ J}$
$y_{45}^U$	$0.17 \text{ J}$
$m_0$	$2,1575$
$m_{45}$	$2,1166$

Tableau 1 – Paramètres du modèle identifiés pour le tube composite SiC/SiC

L'identification des paramètres du modèle requiert au minimum un essai de traction et un essai de torsion, mais l'utilisation d'essais biaxés dans la base d'identification améliore considérablement la fidélité du modèle pour ce type de sollicitations. Des compromis avec les résultats du modèle en sollicitations uniaxiales sont requis pour une bonne reproduction des essais biaxés. On peut observer en figure 3 le bon accord entre les résultats du modèle et les courbes contrainte-déformation expérimentales pour les deux essais uniaxiaux, dont un essai de traction cyclée, et un essai à  $\beta = 0,5$ . L'accord entre les courbes simulées et les courbes expérimentales est moins bon en fin d'essai. Toutefois, les mécanismes intervenant en fin d'essai ne sont pas modélisés, en particulier la rupture de fibres. L'ajout de ce type de mécanisme est envisageable dans le cadre de ce modèle.

### 3.4 Implémentation dans CAST3M

Le modèle présenté ci-dessus a été implémenté dans le code éléments finis CAST3M (CEA) sous la forme d'une UMAT, format de loi de comportement notamment compatible avec ABAQUS. Ce modèle étant formulé en contraintes, l'identification est facilitée, mais l'utilisation dans un code éléments

finis requiert l'inversion de la relation contraintes-déformations.  $\tilde{\epsilon} = f(\tilde{\sigma})$  étant l'équation constitutive formulée en contraintes (équation 4), on trouve l'incrément de contrainte correspondant à un incrément de déformation en résolvant l'équation (au pas de chargement  $k$ ) :

$$F(\tilde{d\sigma}) = \tilde{\epsilon}^{k-1} + \tilde{d\epsilon} - f(\tilde{\sigma}^{k-1} + \tilde{d\sigma}) = 0 \quad (12)$$

Cette équation est résolue par une méthode de Newton-Raphson.  $\partial F / \partial \tilde{\sigma}$  est stockée comme l'une des variables internes de l'UMAT. Ces dérivées sont ré-évaluées de manière approchée (par perturbations) lorsque, lors d'un pas de chargement, le nombre d'itérations de l'algorithme de Newton-Raphson dépasse une valeur critique.

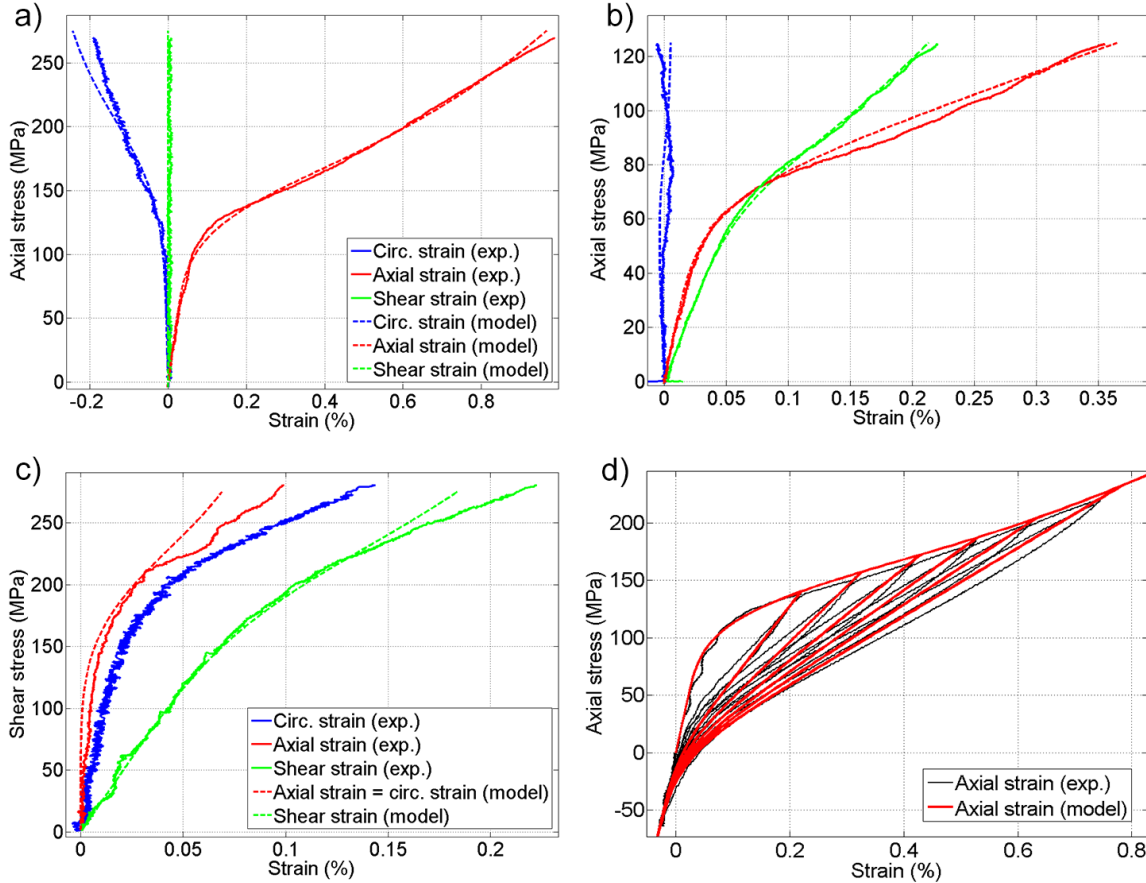


Fig. 3 – Exemples de comparaison expérience-modèle pour différents essais : en a) traction simple, b)  $\beta = 0,5$ , c) torsion simple et d) traction cyclée.

## 4 Applications

### 4.1 Prédiction des résultats d'essais de traction-compression et traction-pressure interne

Le modèle identifié ci-dessus a été utilisé pour prédire la réponse contrainte-déformations dans le cas de deux essais mécaniques biaxés :

- Un essai hors de la base d'identification, mais d'un type de sollicitations proches de celles utilisées : torsion-compression ( $\beta = -1$ )
- Une sollicitation différente, de type traction-pressure interne ( $\alpha = \sigma_{zz} / \sigma_{\theta\theta} = 0,45$ )

On constate en figure 4 que l'essai de torsion-compression effectué est bien reproduit par le modèle. Au contraire, l'essai de traction-pressure interne, dont la simulation dépend principalement du système de fissures parallèles à l'axe du tube, est mal reproduit. Un certain nombre d'hypothèses sont envisageables. L'hypothèse d'équivalence entre les directions axiales et circonférentielles, vraisemblable au vu des symétries matériau, n'est peut être pas valide. L'état de contrainte complexe d'un tel essai met peut-être

aussi en évidence des effets non pris en compte : la contrainte circonférentielle varie dans l'épaisseur et une contrainte radiale  $\sigma_{rr}$  de compression existe. Enfin, le couplage entre endommagement circonférentiel et contrainte axiale est peut-être incorrectement pris en compte. Il est toutefois important de mentionner qu'un bien meilleur accord entre l'expérience et le modèle pourra être obtenu en n'imposant pas l'équivalence entre les systèmes axiaux et orthoradiaux.

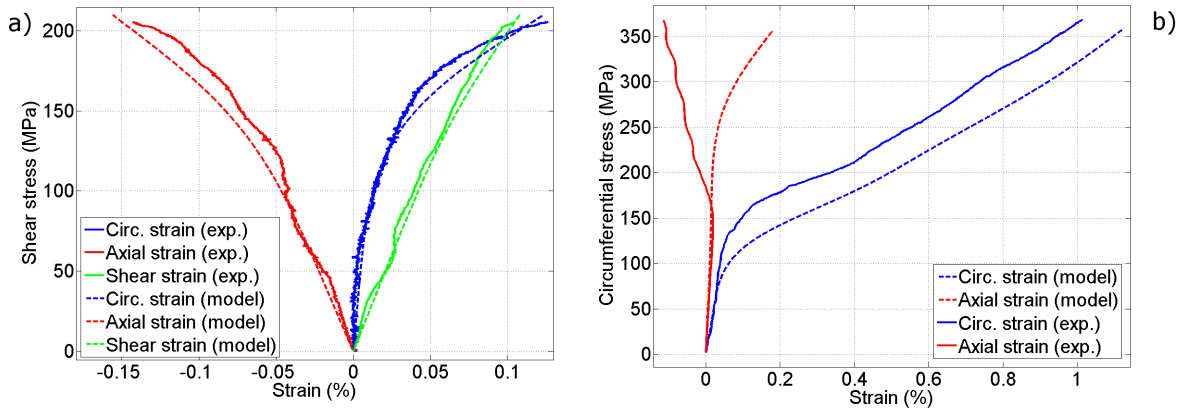


Fig. 4 – Exemples de comparaison expérience-modèle pour différents essais : en a) traction-compression ( $\beta = -1$ ) et en b) traction-pression interne ( $\alpha = 0,45$ ). Un meilleur accord pourrait être obtenu en pression interne en identifiant différemment les constantes associées aux systèmes orthoradiaux.

## 4.2 Simulation d'un essai de flexion

A titre d'illustration, on effectue sous CAST3M un calcul éléments finis d'un essai de flexion 3 points idéal, sans prendre en compte un montage réel. Ce type de sollicitations se rapproche de celles vues par un tube en cours de manutention et présente donc un intérêt industriel. On présente figure 5 l'allure du paramètre  $(\rho_0 + \rho_{90} + \rho_{45} + \rho_{-45})/4$  en fin d'essai. Comme attendu, on constate le développement du dommage dans la zone en traction du tube, sous le point d'application de la force. Une simulation d'un montage complet de flexion sur tubes sera prochainement effectuée pour le dimensionnement de l'essai réel.

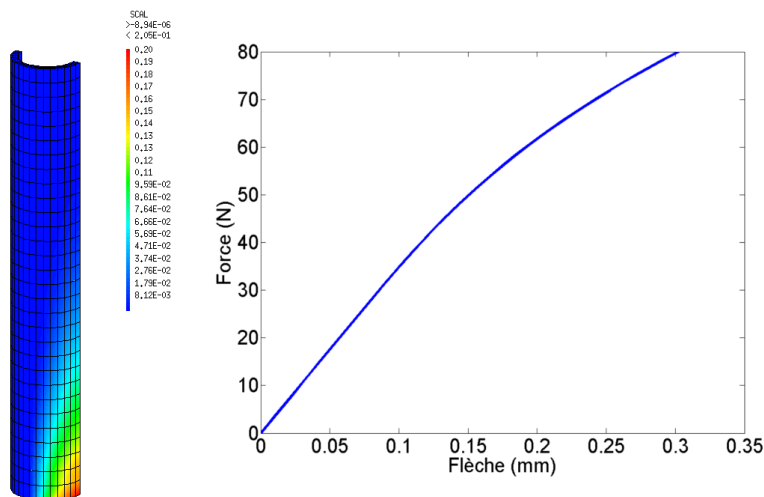


Fig. 5 – Allure de la densité de fissures en fin d'essai et courbe flèche-force appliquée pour la simulation considérée.

## 5 Conclusion et perspectives

Des essais de traction-torsion ont été réalisés sur les tubes SiC/SiC étudiés et ont permis de commencer la construction d'une base de données du comportement de ces matériaux sous sollicitations biaxées.

En parallèle, un modèle d'endommagement utilisant quelques hypothèses simples et un nombre réduit de paramètres a été mis au point et identifié sur ces essais. Il a été mis en évidence que celui-ci est à même de reproduire correctement le comportement des tubes composites pour une gamme relativement importante de sollicitations biaxées proportionnelles, monotones ou cyclées. Toutefois, les résultats peu satisfaisants fournis par le modèle dans la cas de la traction-pression interne montrent bien l'intérêt de compléter les données acquises par d'autres types d'essais biaxés. De plus, des essais suivant des trajets de chargement complexes (non proportionnels) en traction-torsion seront réalisés, afin de fournir des données expérimentales pour ces sollicitations qui posent généralement problème aux modèles d'endommagement simples. Le traitement de la refermeture des fissures sera alors examiné plus précisément. Enfin, des essais de flexion sur tubes seront mis en place, d'une part pour leur intérêt pour le dimensionnement, mais aussi en tant qu'essai de validation du modèle.

## 6 Références bibliographiques

### Références

- [1] L. Marcin, J.-F. Maire, N. Carrère. *Development of a macroscopic damage model for woven ceramic matrix composites*, International Journal of Damage Mechanics, 20, 939-957, 2011.
- [2] L. Marcin and al. *Stratégies de calcul robustes pour l'étude de la tenue de structures CMC*, JNC 15, 2007.
- [3] M. Bornert, T. Bretheau, P. Gilormini. *Homogenisation en mécanique des matériaux*, Hermes, 2001.
- [4] J.-L. Chaboche, J.-F. Maire. *New progress in micromechanics-based CDM models and their application to CMCs*, Composites Science and Technology, 61, 2239-2246, 2011.
- [5] A. Boursin, J.-L. Chaboche, F. Roudolff. *Mécanique de l'endommagement avec conditions unilatérales et stockage d'énergie élastique*, C. R. Acad. Sci. Paris, 323, 369-376, 1996.
- [6] M. Kachanov. *Effective elastic properties of cracked solids : critical review of some basic concepts*, Applied Mechanics Review, 48, 304-335, 1992.